

## Численное исследование напряженно-деформированного состояния для проектирования формирователя поля для магнитно-импульсной сварки листовых деталей

© Ахмед Солиман М.Э., А.Г. Анисимов

Институт гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН,  
Новосибирск, 630090, Российская Федерация

*Представлена разработка усовершенствованной конструкции формирователя поля для технологии магнитно-импульсной сварки тонколистовых металлических заготовок, проведенная с применением метода конечных элементов для комплексного анализа взаимодействия электромагнитных и механических процессов. Результаты исследования полученной оптимизированной конструкции показали, что она обеспечивает достижение максимальной индукции магнитного поля 45 Тл и пикового значения силы Лоренца  $6,9 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>3</sup>. Установлено, что при скорости соударения пластин до 600 м/с и угле косоуго соударения 20° формируются качественные сварные соединения, имеющие длину контакта 10 мм. Особое внимание уделено механизму индукции вторичных токов, возникающих при протекании первичного тока через катушку и создающих концентрированное электромагнитное поле, воздействующее на титановые CP-Ti и медные Cu110 заготовки в процессе сварки. На основе результатов исследований разработаны практические рекомендации по подбору оптимальных геометрических характеристик и материалов для изготовления формирователей поля. Установлено, что латунные формирователи, применяемые в магнитно-импульсной сварке, демонстрируют наилучшее сочетание показателей электропроводности и механической прочности, благодаря чему достигается эффективное функционирование всей системы. При работе с титановыми заготовками рекомендуется использовать формирователи с увеличенной рабочей зоной, обеспечивающей более интенсивное воздействие, а для медных деталей достаточно формирователей компактной конструкции. К основным проектным параметрам относятся радиус кривизны, согласованный с конфигурацией катушки, и расчетная толщина стенок, которая должна обеспечивать одновременно механическую прочность конструкции и эффективное перераспределение электромагнитного поля. Предложенные решения помогают добиться стабильного качества соединения разнородных металлов, а также способствуют развитию технологии магнитно-импульсной сварки. Полученные результаты имеют большое значение для электротехнической и машиностроительной отраслей промышленности, так как способствуют повышению надежности и воспроизводимости процесса сварки ответственных конструкций и вносят существенный вклад в развитие технологии магнитно-импульсной сварки.*

**Ключевые слова:** сила Лоренца, магнитно-импульсная сварка (МИС), конечно-элементный анализ, напряженно-деформированное состояние, одноритмовая катушка, формирователь поля (ФП), скин-эффект

**Введение.** Цель данного исследования — разработка инновационной конструкции формирователя поля (ФП) для магнитно-импульсной сварки (МИС), обеспечивающей эффективное управление

процессом соединения металлов за счет создания контролируемого импульсного воздействия с оптимальными энергетическими характеристиками. Основное внимание уделено достижению локализованного распределения магнитного потока и повышению концентрации электромагнитной энергии в зоне соединения, что позволяет существенно улучшить качество сварных швов при одновременном снижении энергопотребления технологического процесса.

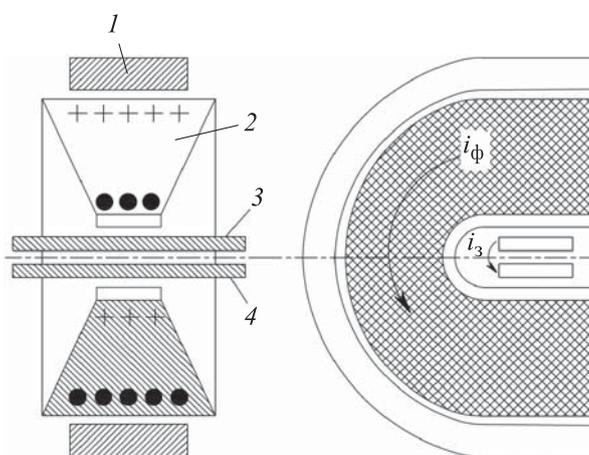
Научная новизна исследования заключается в создании формирователя поля с уникальной геометрией рабочей поверхности и оптимальной конфигурацией токопроводящих элементов, обеспечивающего точный контроль динамики импульсного воздействия благодаря специально рассчитанным параметрам индуктивности системы. Практическая значимость этой разработки подтверждается экспериментальными результатами, демонстрирующими повышение КПД преобразования энергии, улучшение механических характеристик соединения и снижение энергозатрат процесса. Полученные результаты создают основу для широкого промышленного внедрения технологии при производстве ответственных конструкций в авиакосмической отрасли, энергетическом машиностроении и других высокотехнологичных областях.

Разработанный ФП создает мощное импульсное магнитное поле с регулируемыми характеристиками. Это устройство обеспечивает точное пространственное распределение магнитного потока с высокой степенью локализации в зоне соединения. Конструкция формирователя поля позволяет плавно изменять параметры электромагнитного воздействия, адаптируя их под разные типы свариваемых материалов. Система обеспечивает стабильное генерирование импульсов с заданными энергетическими характеристиками, что гарантирует повторяемость результатов сварки. Особенностью работы формирователя является возможность точного управления формой и динамикой магнитного импульса, что критически важно для получения качественных соединений. Устройство поддерживает различные режимы работы, позволяя оптимизировать процесс сварки для конкретных технологических задач.

Разработанная технология открывает новые возможности для соединения разнородных металлов и сплавов, что особенно актуально для решения современных производственных задач, для которых требуется высокая надежность и эффективность. Применение предложенного подхода позволяет не только оптимизировать энергопотребление, но и расширить технологические границы МИС, делая ее более доступной для массового внедрения в промышленность.

**Проектирование формирователя поля для магнитно-импульсной сварки листовых деталей.** При разряде батареи конденсаторов на индуктор в формирователе наводится ток  $i_{\phi}$  (рис. 1). После зарядки батарей конденсаторов от зарядного устройства до заданного

напряжения включается коммутирующее устройство, которое замыкает батарею конденсаторов на индуктор. В зазоре между формирователем и заготовкой при разрядке батареи конденсаторов возникает сильное магнитное поле, индуцирующее ток в этой заготовке. Направленный навстречу току индуктора ток  $i_{\phi}$  вследствие скин-эффекта сосредоточивается в поверхностном слое  $S_{\phi}$ . Внутренняя полость формирователя обеспечивает электромагнитное взаимодействие с заготовками 3 и 4, в которых индуцируется ток  $i_3$ . Между током индуктора  $i_{\phi}$  и индуцированным током  $i_3$  в заготовках возникают силы отталкивания, что приводит к мгновенному ускорению и высокоскоростному соударению деталей 3 и 4.



**Рис. 1.** Конструкция индуктора U-образной формы формирователя поля:  
1 — индуктор; 2 — формирователь поля; 3, 4 — верхняя и нижняя деформируемая листовая заготовка соответственно

Данный процесс основан на взаимодействии первичного магнитного поля катушки со вторичным полем, создаваемым вихревыми токами деформирующего инструмента: использование токами в заготовках. В результате формируется мощное импульсное давление, необходимое для создания прочного сварного соединения между титановой и медной заготовками. В зоне контакта при соударении развивается высокое давление, и в результате происходит образование сварного соединения. Уменьшая ширину зоны взаимодействия формирователя с заготовкой, можно локализовать давление магнитного поля на ее небольшом участке. Кроме того, становится возможной сменных формирователей для заготовок различных размеров при одном индукторе (см. рис. 1).

Существенное преимущество этой схемы деформирования — уменьшение удельных усилий на индуктор по сравнению с усилиями,

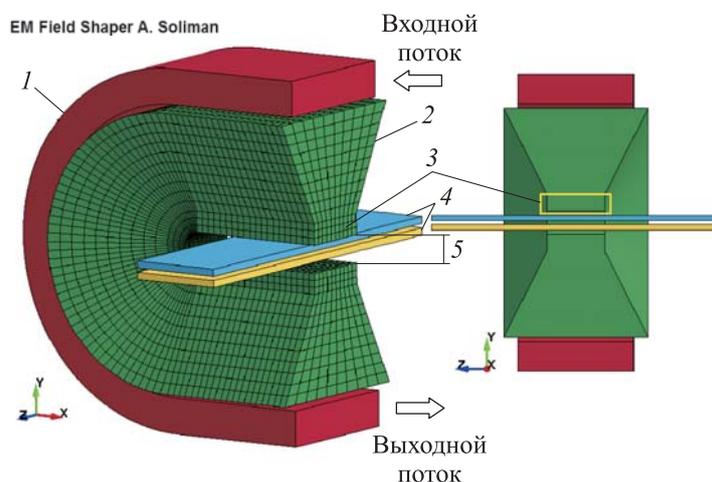
действующими на обрабатываемую заготовку, что позволяет достигать больших значений давления. Использование ФП так же, как и кабельного трансформатора, вызывает потери энергии. Обладая преимуществами ФП в сочетании с высокой стойкостью и технологичностью изготовления, такие индукторы широко применяются для выполнения сборочных и сварочных операций, редуцирования и формообразования. Такие индукторы не универсальны, их специально изготавливают для конкретной технологической операции.

Магнитно-импульсные установки с U-образными индукторами и ФП демонстрируют особую эффективность применения в массовом и серийном производстве благодаря ряду ключевых преимуществ. Данная технология обеспечивает высокую скорость обработки, позволяя выполнять сотни операций в минуту, что делает ее идеальным решением для автоматизированных конвейерных линий. Формирователь поля исполняет критически важную роль, увеличивая напряженность магнитного поля более чем в 2 раза по сравнению с обычной катушкой, что значительно повышает КПД преобразования электрической энергии в полезную работу деформации.

Конструкция U-образного индуктора обеспечивает концентрацию энергии в зоне обработки, что особенно важно для качественного выполнения сварочных и формовочных операций. В условиях массового производства это приводит к существенному снижению себестоимости за счет уменьшения энергозатрат и высокой повторяемости результатов. Технология легко интегрируется в роботизированные производственные линии, что объясняет ее широкое применение в таких отраслях, как автомобилестроение. Однако следует учитывать некоторые технологические особенности: перераспределение магнитного потока вызывает дополнительные тепловые потери, а эффективность процесса в значительной степени зависит от точности расчета геометрических параметров индуктора и формирователя под конкретную производственную задачу. Эти факторы требуют тщательного проектирования и настройки оборудования перед внедрением в производственный процесс.

**Принцип и моделирование магнитно-импульсной сварки.** Измерение формы тока в индукторе служит одним из наиболее доступных методов анализа электромагнитных процессов при магнитно-импульсной сварке. Характер осцилляций тока определяется параметрами разряда конденсаторной батареи через комплексное сопротивление системы, включающее катушку ФП и обрабатываемую заготовку. При работе с недеформируемой заготовкой наблюдается классическая затухающая синусоидальная форма тока. Однако в реальных условиях сварки динамические изменения индуктивности, вызванные деформацией заготовки и ее перемещением, приводят к существенным искажениям формы тока. Эти изменения могут служить диагностическим

признаком для оценки качества сварного соединения. В рамках исследования была разработана усовершенствованная конструкция ФП с оптимизатором формы, обеспечивающая эффективное распределение магнитного давления в рабочей зоне (рис. 2).



**Рис. 2.** Схема электромагнитного воздействия на листовую сварку через формирователь поля:

1 — формирующая катушка; 2 — формирователь поля; 3 — контакт шва; 4 — две направляющие заготовки

Процесс электромагнитного воздействия реализуется через многоступенчатую систему преобразования энергии. Источником энергии служит заряженная конденсаторная батарея, при разряде которой генерируется синусоидальный ток в первичной катушке. Возникающее первичное магнитное поле индуцирует вторичные вихревые токи в ФП, создающие собственное магнитное поле, которое вызывает образование в обрабатываемой заготовке третичных токов, формирующих конечное магнитное поле. Взаимодействие этих полей приводит к возникновению силы Лоренца, ответственной за пластическую деформацию материала. Электромагнитные процессы в системе полностью описываются уравнениями Максвелла, что подтверждается исследованиями [1–3]:

$$\vec{\nabla} \times \vec{E} = -\frac{d\vec{B}}{dt}; \quad (1)$$

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \vec{J} + \varepsilon \frac{d\vec{E}}{dt}; \quad (2)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{B} = 0; \quad (3)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{E} = \frac{\rho}{\varepsilon}, \quad (4)$$

а из закона Ома имеем

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} + \vec{J}_s. \quad (5)$$

Здесь  $\vec{\nabla} \times$  — оператор ротора;  $\vec{E}$  — вектор напряженности электрического поля, В/м;  $\vec{B}$  — вектор магнитной индукции, Тл;  $\vec{H}$  — вектор напряженности магнитного поля, А/м;  $\vec{J}$  — вектор плотности электрического тока, А/м<sup>2</sup>;  $\vec{J}_s$  — вектор плотности стороннего тока, А/м<sup>2</sup>;  $\vec{\nabla} \cdot$  — оператор дивергенции.

Используя уравнение Максвелла, можно объемную силу, действующую на заготовку, — силу Лоренца  $\vec{F}$ , записать так [4]:

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B} = \left( \vec{\nabla} \times \frac{\vec{B}}{\mu_m} \right) \times \vec{B}, \quad (6)$$

где  $\mu_m$  — проницаемость материала.

Эффективное давление, действующее на поверхность направляющих заготовок, определяется как интеграл от объемной силы по толщине  $d$  заготовки. Более того, учитывая, что из-за скин-эффекта пренебрегают проникающим магнитным полем в противоположную сторону направляющих, выражение для магнитного давления можно упростить до вида, приведенного в [5]:

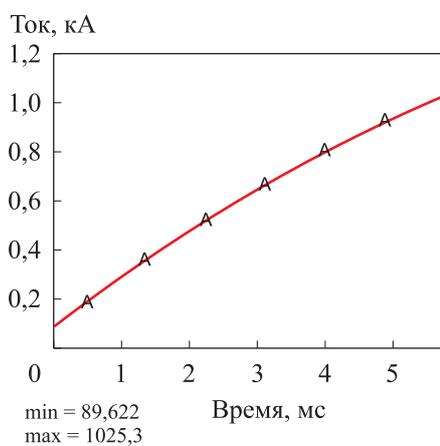
$$P = \int_0^d \vec{F} \cdot \vec{n} \, dr = \frac{1}{2} \mu_m H_{\text{зазор}}^2, \quad (7)$$

где  $H_{\text{зазор}}$  — напряженность магнитного поля в зазоре.

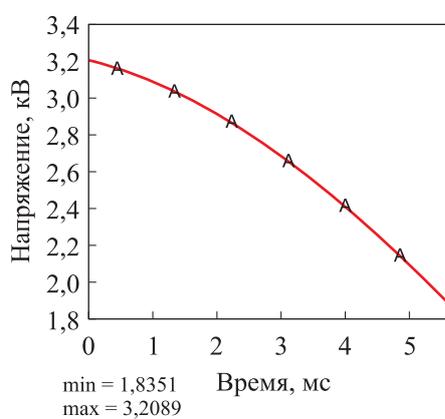
#### **Численное моделирование и применяемые методы решения.**

Анализ методом конечных элементов процесса МИС проводился с использованием LS-DYNA, поэтому эта модель электромагнетизма (ЭМ) способна улавливать влияние магнитных полей на деформацию заготовок вблизи катушки (см. рис. 2). Медная формирующая катушка 1 имеет полукруглую форму диаметром 42 мм. Она состоит из одного поперечного витка сечением 20×5 мм для получения равномерного распределения плотности тока по окружности. Коаксиальный латунный формирователь поля 2 с рабочей высотой 5, равной 4 мм, помещается внутрь катушки для фокусировки тока и возникающей силы в результате электромагнитного поля. Когда первичный ток протекает через узел катушки, индуцируется вторичный ток, который течет внутри, что приводит к концентрированному электромагнитному полю и давлению, действующему на титановую CP-Ti и медную Cu110 заготовки 3 толщиной по 1 мм, шириной 13 мм и длиной контакта шва 4 с формирователем поля, составляющей 10 мм. Магнитно-

импульсная сварка основана на высокоскоростной операции столкновения подвижной заготовки с электромагнитным приводом, за которой следует косоое столкновение с подвижным соединением титановой и медной заготовок. Ток, представленный на рис. 3, получен в результате моделирования через катушку во время процесса. Он измеряется с помощью катушки Роговского с широкой полосой пропускания: от 100 Гц до ~5 МГц. Пик тока составляет 1025 кА при напряжении 3,2 кВ (рис. 4).



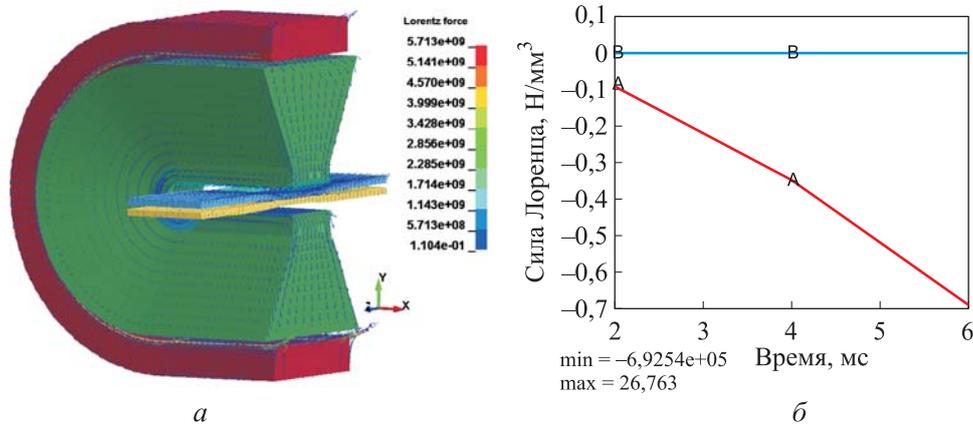
**Рис. 3.** Изменение импульса тока в катушке



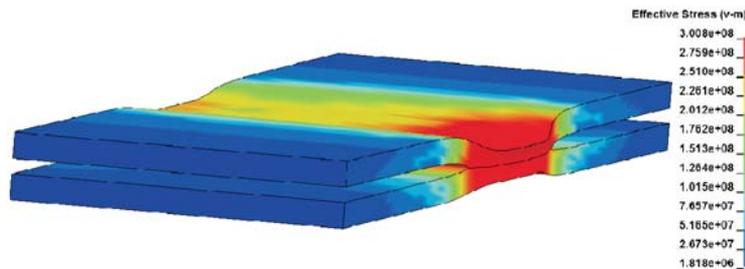
**Рис. 4.** Изменение напряжения на катушке

Пространственное распределение компонента силы Лоренца вдоль осевых путей координат  $X$  и  $Y$  представлено на рис. 5, *a*. Координата  $Z$  силы Лоренца пренебрежимо мала, за исключением окрестности щели. Можно отметить, что силы Лоренца в области координат  $X$  являются высокими по сравнению с другими областями формирователя поля, и они составляют  $6,9 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>3</sup> (рис. 5, *b*). Изменение силы Лоренца происходит из-за того, что иногда детали испытывают неоднородные деформации, особенно когда подвергаются большой пластической деформации [6].

Эквивалентное напряжение по Мизесу, составившее 300 МПа, находится в центральной зоне шва сварки (рис. 6). Максимальная эффективная пластическая деформация достигает значения 0,49, концентрируясь преимущественно в центральной части сварного шва. Такое распределение деформационных характеристик указывает на интенсивное пластическое течение материала в зоне соединения, обеспечивающее межкристаллитное взаимодействие, необходимое для образования прочного сварного соединения.

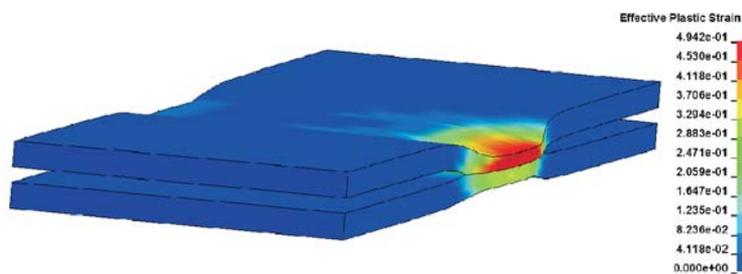


**Рис. 5.** Пространственное распределение силы Лоренца при МИС:  
*a* — трехмерное распределение силы Лоренца в координатной системе (X, Y, Z);  
*б* — локализованное действие силы Лоренца вдоль координатной оси X



**Рис. 6.** Эквивалентное напряжение по Мизесу

Локализация максимальных деформаций в центральной области свидетельствует о рациональном распределении энергии импульсного воздействия и эффективном протекании процесса магнитно-импульсной сварки (рис. 7). Полученное значение деформации существенно превышает пороговые величины, характерные для большинства металлов и сплавов, что подтверждает полноценное формирование металлургического контакта между соединяемыми поверхностями.



**Рис. 7.** Пластическая деформация на заготовке

Наблюдаемая картина распределения пластических деформаций соответствует типичному для данного вида сварки механизму образования соединения, при котором максимальные деформационные воздействия сосредоточены в центральной зоне с плавным снижением к периферии.

Распределение индукции магнитного поля, равной 45 Тл, при достижении максимального тока в первый момент импульса отображено на рис. 8. Анализ показывает равномерное проникновение магнитного потока через всю конструкцию формователя. В системе наблюдается последовательная цепь электромагнитных взаимодействий: возбуждающая катушка генерирует первичное магнитное поле, которое индуцирует вихревые токи в формователе, а те, в свою очередь, создают вторичное поле, воздействующее на свариваемые пластины.

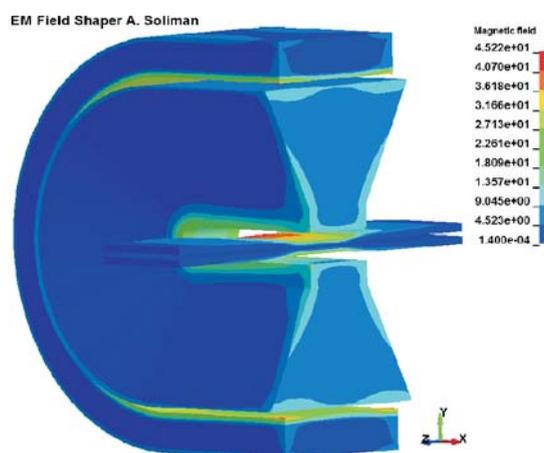


Рис. 8. Наведенное магнитное поле во время первого пика тока

Распределение поля демонстрирует несколько важных особенностей. Магнитная индукция достигает наибольших значений в непосредственной близости от катушки и постепенно уменьшается по мере удаления от нее. Вихревые токи в формователе поля распределены равномерно, без локальных концентраций, что свидетельствует об оптимальной конструкции устройства. В свариваемых пластинах наблюдается четко выраженная картина индуцированных токов замкнутого контура, создающих необходимое для сварки давление.

Особого внимания заслуживает отсутствие заметных искажений магнитного потока при прохождении через разные элементы системы. Это подтверждает правильность расчетных параметров и изготовления формователя поля. Полученная картина распределения полностью соответствует теоретическим предсказаниям и обеспечивает условия

для эффективного протекания процесса магнитно-импульсной сварки. Равномерность воздействия на пластины гарантирует стабильность характеристик соединения по всей площади контакта.

По результатам анализа магнитного поля граничные условия могут быть установлены следующим образом: в декартовой системе координат магнитная индукция интенсивности  $\vec{B}$  перпендикулярна оси  $X$  при  $y = 0$ .

**Современное состояние технологии ударной сварки.** Вследствие высоких скоростей соударения и давления в окрестности линии контакта реализуются условия, обеспечивающие интенсивное совместное пластическое деформирование свариваемых металлов, приводящее к образованию физического контакта, активации поверхностей и формированию соединения.

От правильного выбора угла соударения зависят условия волнообразования и формирования поверхностной струи, очищающей свариваемые поверхности, а также характер пластической деформации в зоне контакта. Угол соударения  $\gamma$  влияет на скорость движения точки контакта  $V_k$ , от которого также зависит характер пластической деформации металлов соударяемых поверхностей. Для определения зависимости скорости движения точки контакта от скорости  $V_c$  и угла соударения в некоторый момент времени можно записать соотношение  $V_k = V_c / \sin\gamma$ . В процессе деформации две пластины постепенно сближаются в течение короткого промежутка времени. Высокие скорости, давление и «эффект гребней» обеспечивают сварку в зоне сцепления двух полос.

При начальной вертикальной скорости соударения пластины  $V_c$ , равной  $\sim 600$  м/с, угле косоуго соударения  $\gamma = 20^\circ$  эффект перемешивания материала в зоне контакта проявляется сильнее, что обуславливает волнообразную морфологию поверхности раздела (рис. 9).

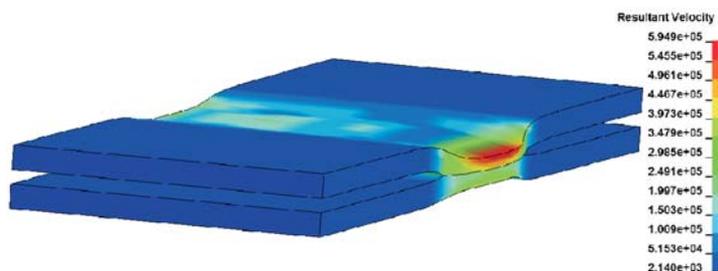


Рис. 9. Скорость соударения  $V_c$ , при которой появляется «эффект гребней»

Повышение скорости приводит к лавинообразному увеличению высоты волны [7–10], что способствует лучшей свариваемости материалов, но их распределение и высота должны быть одинаковыми для формирования равномерного шва. В результате моделирования были получены три типа межфазной морфологии: прямая, волнистая и вихревая. Эти морфологические изменения соответствовали тем, которые наблюдались на границах раздела соединений внахлест при магнитно-импульсной сварке.

Окно сварки, предложенное А.А. Дерибас, включает прямые и криволинейные области. Для того чтобы нарисовать его диаграмму в плоскости  $\gamma - V_k$ , необходимо установить соотношения между параметрами  $V_k, \gamma, V_c$ , это окно лежит в пределах семи границ и отображает область, в которой возможен сварной шов, как показано на рис. 10 [7].

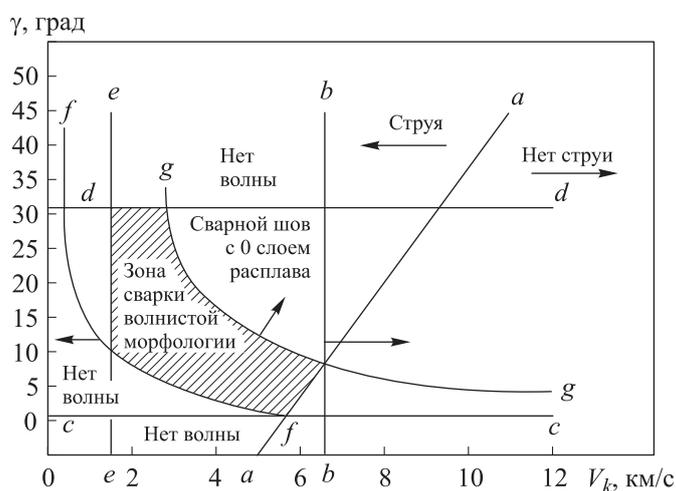


Рис. 10. Диаграмма сварочного окна в плоскости  $\gamma - V_k$

**Исследование напряженно-деформированного состояния при магнитно-импульсной сварке.** Для оптимизации параметров высокоскоростной сварки металлов требуется комплексно учитывать напряженно-деформированное состояние материалов, что достигается применением методов физико-математического моделирования. При исследовании процесса мгновенного импульсного соударения в рамках упругопластической постановки используется модель Прандтля — Рейса, позволяющая анализировать взаимодействие деформируемых тел с учетом контактного сцепления в условиях геометрически линейной задачи.

Формирование качественного сварного соединения при высокоскоростном воздействии определяется совокупностью факторов,

включающих динамику физико-химических превращений, особенно высокоскоростного деформирования и характер контактного взаимодействия поверхностей. Существенное влияние на процесс соединения оказывает возмущение материала в виде объемной волны упругости, возникающей под действием импульсного магнитного поля (ИМП) и ударного нагружения. Распространение этой волны по толщине материала и ее последующее отражение от границы раздела могут приводить к нарушению контакта между соединяемыми поверхностями.

Для минимизации негативного эффекта волновых процессов требуется точный расчет параметров ударного воздействия с учетом реологических свойств материалов и условий контактного взаимодействия. Особое внимание уделяется анализу переходных процессов на границе раздела, где сочетаются явления адгезии, пластического течения и динамического нагружения.

В рамках исследования предложена физическая модель высокоскоростного соударения двух разнородных металлических пластин осесимметричной конфигурации, инициируемого воздействием импульсного магнитного поля. Внешнее давление, создаваемое ИМП, прикладывается к поверхности метаемой заготовки, приводя ее в движение по направлению к неподвижной пластине. При этом геометрические параметры системы характеризуются существенным превышением продольных размеров  $L$  над толщинами двух заготовок  $d_1$  и  $d_2$ , а также над начальным зазором  $\Delta$  между ними.

Ключевым параметром, определяющим кинематику процесса, выступает величина начального зазора, непосредственно влияющая на формирование угла динамического соударения взаимодействующих поверхностей. Важным допущением модели является превышение давления ИМП над статическим пределом текучести материалов, что обосновывает применение гидродинамического подхода для первичного анализа процесса. Такое приближение позволяет значительно упростить расчетную схему при сохранении адекватности физического описания явления [11].

При моделировании высокоскоростных процессов соударения необходимо учитывать существенное увеличение динамического предела текучести, вызванное эффектом скоростного упрочнения материала. Игнорирование данного фактора способно привести к значительным погрешностям при оценке напряженно-деформированного состояния соединяемых металлов. Интенсивность и продолжительность импульсного нагружения диктуют необходимость применения упруговязкопластической модели, учитывающей зависимость предела текучести от скорости деформирования.

Важным аспектом является преобразование значительной части энергии пластической деформации в тепловую, что приводит к возникновению конкурирующего процесса температурного разупрочнения. Этот эффект вызывает снижение механических характеристик материала вследствие локального нагрева, создавая сложный баланс между противоположно направленными явлениями упрочнения и разупрочнения. Учет данного термомеханического взаимодействия приобретает решающее значение при прогнозировании поведения металлов в условиях высокоскоростного воздействия.

При анализе контактного взаимодействия в случае высокоскоростного соударения требуется детально рассмотреть механизмы трения и адгезионного сцепления между соединяемыми поверхностями. В рамках исследования была применена модифицированная модель кулонова трения, дополненная критерием сварки, учитывающим степень пластической деформации в зоне контакта [12]. Такой подход согласуется с классическим «струйным» критерием образования сварного соединения, поскольку кумулятивный эффект очищающей струи реализуется исключительно при достижении критического уровня пластических деформаций в приконтактной области.

Развитое пластическое течение в окрестности фронта соударения создает необходимые условия для разрушения оксидных пленок и формирования металлического контакта между поверхностями. Предложенная модель трения–сцепления позволяет количественно оценить вклад пластической деформации в процесс активации контактирующих поверхностей, что особенно важно для прогнозирования качества соединения при различных режимах импульсного воздействия. Учет данного механизма существенно повышает адекватность математического описания процессов, происходящих в зоне динамического контакта разнородных металлов.

Математическое описание рассматриваемого процесса в рамках упругопластической формулировки представляет собой систему взаимосвязанных дифференциальных уравнений в тензорной форме, отражающих фундаментальные законы механики сплошной среды и термодинамики. Основу постановки задачи составляют эволюционные уравнения, включающие:

$$\rho \ddot{u} = \nabla \sigma; \quad (8)$$

$$\rho + \rho \nabla \ddot{u} = 0; \quad (9)$$

$$S^R = 2\mu e' - \eta \langle F \rangle s; \quad (10)$$

$$\rho C T = \frac{s}{e^P}. \quad (11)$$

Здесь  $\rho$  — плотность материала метаемой пластины;  $\dot{u}$  — вектор скорости перемещения метаемой пластины;  $\nabla$  — пространственный набла-оператор;  $\sigma$  — тензор напряжений;  $S^R$  — тензор напряжений второго рода (или второй тензор напряжений Пиола — Кирхгофа);  $\mu$  — модуль сдвига;  $e'$  — девиатор тензора скоростей деформации;  $\eta$  — коэффициент вязкости;  $F$  — нелинейная функция релаксации;  $s$  — девиатор тензора напряжений (Коши);  $C$  — теплоемкость;  $T$  — температура;  $e$  — тензор скоростей пластической деформации.

Используем также конечные соотношения объемного деформирования, нелинейной релаксации, изменения тензора скорости пластической деформации и убывающей зависимости предела текучести от температуры соответственно:

$$P = P(\rho); \quad (12)$$

$$F = \sqrt{\frac{0,5s:s}{\tau_s - 1}}, \quad \langle F \rangle = FH(F); \quad (13)$$

$$e^P = \eta \langle F \rangle \frac{s}{2\mu}, \quad \tau_s = \tau_s(T), \quad (14)$$

где  $\tau_s$  — статический предел текучести.

В уравнении сдвигового деформирования (10) выражение  $\eta F s$  описывает релаксацию девиатора напряжений с характерным временем  $\eta^{-1}$  на круг текучести.

При построении температурной модели в уравнении (11) было принято допущение о пренебрежении теплопроводностью ввиду чрезвычайно высокой динамичности процесса. Такое упрощение основано на том, что характерные временные масштабы деформационного воздействия существенно меньше периода тепловой релаксации материала. В рамках данной постановки предполагается, что практически вся энергия, затраченная на пластическое деформирование, преобразуется в тепловую, вызывая интенсивный адиабатический разогрев зоны соединения.

В уравнении (12) функция  $P(\rho)$  описывает объемное деформирование, в уравнении (13)  $F$  — нелинейная функция релаксации, в уравнении (14) функция  $\tau_s(T)$  — убывающая зависимость предела текучести от температуры. Кроме того, по определению из [13] приняты следующие обозначения:

$$s = \sigma - PI \text{ при } P = \frac{1}{3} \sigma : I \text{ — девиатор напряжений;}$$

$s^R = s + sL + L_s^T$  при  $L = \nabla v$  — производная Ривлина от девиатора напряжений;

$e = 0,5(L + L^T)$  — тензор скоростей деформации;

$e' = e - \frac{1}{3}(e : I)I$  — девиатор тензора скоростей деформации;

$e^P = e - e'$  — тензор скоростей пластической деформации.

Исследуется процесс высокоскоростного взаимодействия осесимметричных титановой и медной пластин. Математическая модель включает дифференциальные уравнения упругого деформирования в цилиндрических координатах, выписанные покомпонентно из общей системы (8)–(10):

$$\rho \dot{U}_r = \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r}; \quad (15)$$

$$\rho \dot{U}_z = \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{\sigma_{rz}}{r}; \quad (16)$$

$$\frac{S_\mu^R}{\mu} = \frac{4}{3} \frac{\partial U_r}{\partial r} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_z}{\partial z} - \frac{2}{3} \frac{U_r}{r}; \quad (17)$$

$$\frac{S_\mu^R}{\mu} = -\frac{2}{3} \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{4}{3} \frac{\partial U_z}{\partial z} - \frac{2}{3} \frac{U_r}{r}; \quad (18)$$

$$\frac{S_\varphi^R}{\mu} = -\frac{2}{3} \frac{\partial U_r}{\partial r} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_z}{\partial z} + \frac{4}{3} \frac{U_r}{r}; \quad (19)$$

$$\frac{S_{rz}^r}{\mu} = \frac{\partial U_z}{\partial z} + \frac{U_r}{r}; \quad (20)$$

$$(\ln \rho) = -\left[ \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{\partial U_z}{\partial z} + \frac{U_r}{r} \right], \quad (21)$$

где  $S_r, S_z, S_\varphi$  и  $S_{rz}$  — компоненты девиатора напряжений в выбранной системе координат;  $U_r$  и  $U_z$  — компоненты перемещений вдоль осей  $r$  и  $z$  соответственно.

Граничные условия вне зоны контакта зададим в напряжениях. На внешней поверхности наружной оболочки  $\sigma_{nn} = \sigma(z - v_0 t)$ ;  $\sigma_{nz} = 0$ , где  $\sigma_0(z)$  — форма импульса нагружения (треугольная).

Остальные участки поверхности оболочек вне зоны контакта свободны от нагрузок:  $\sigma_{nn} = \sigma_{n\tau} = 0$ , где индексы  $n$  и  $\tau$  обозначают нормальное и касательное напряжения к деформированной границе оболочек и в начальный момент совпадают с осями  $r$  и  $z$ .

Если внутреннее тело — цилиндр, который включает ось  $Z$  при  $r = 0$ , то необходимо добавить осевое условие:  $\sigma_{rz} = 0; U_r = 0$ . На контактной границе непрерывны нормальные составляющие скоростей, а напряжения подчиняются альтернативному условию трения Кулона [12]  $[U_n] = [\sigma_{nn}] = [\sigma_{n\tau}] = 0$ :

$$U_r = 0, \text{ если } \sigma_{n\tau} < C_0 + q\sigma_{nn} \text{ (условие сцепления);}$$

$$\sigma_{n\tau} = (C_0 + q|\sigma_{nn}|) \text{sign} [U_\tau] \text{ (условие проскальзывания).}$$

Предположено, что сцепление наступает при достаточно высоком уровне пластических деформаций [14], тогда коэффициент сцепления  $C_0$  будет зависеть от этих деформаций:  $C_0 = C_0(\gamma)$ , где  $\gamma = \int \sqrt{e^P} : e^P dt$ , причем  $C_0$  мало ( $C_0 \rightarrow 0$ ) при  $\gamma < \gamma_{кр}$ ;  $C_0$  велико ( $C_0 \rightarrow \infty$ ) при  $\gamma \geq \gamma_{кр}$ ,  $\gamma_{кр} \approx 0,5 \dots 1,0$ . Начальные условия при  $t = 0$  нулевые.

Рассматриваемая система уравнений представляет собой полулинейную гиперболическую модель с упругими характеристическими скоростями, для решения которой применяется метод сквозного расчета на основе конечных элементов. Данный подход предполагает последовательное определение на каждом временном шаге полного набора дискретных полей, включающего кинематические параметры (скорости и перемещения), силовые характеристики (напряженное состояние) и физические свойства (плотность материала) соединяемых пластин. Особенностью методики является комплексный расчет всех компонент напряженно-деформированного состояния с учетом взаимного влияния термомеханических процессов, что обеспечивает адекватное моделирование высокоскоростного взаимодействия разнородных металлических заготовок.

Для построения схемы и численного решения системы (15)–(21) она была приведена к дивергентному виду, удобному для интегрирования по конечному объему (ячейке), и для краткости дальнейших выкладок эта система была переписана в абстрактной векторной форме:

$$\bar{U} = F_{\text{упр}}(U), \tag{22}$$

где  $\bar{U} = f(U_r, U_z, S_r, S_z, S_\varphi, S_{rz})$ .

В начальной форме, представляющей собой два сильно вытянутых прямоугольных сечения метаемой пластины в плоскости  $r-z$ , вводили прямоугольную  $i-j$  сетку  $r_{ij}$  и  $z_{ij}$  с возможным сгущением по переменной к внутренним границам. Узловые точки сетки движутся вместе с материальной средой (так называемая лагранжева подвижная сетка) в соответствии с уравнениями  $r' = U_r$  и  $\dot{z} = U_z$ . В процессе решения исходная прямоугольная сетка деформируется и становится криволинейной, поэтому на ней применим стандартный метод аппроксимации дифференциальных уравнений по времени  $t$  и пространственным переменным  $r$  и  $z$ .

Аппроксимация соотношений (22) по времени выполнялась по явной двухшаговой схеме предиктор — корректор второго порядка точности по  $\Delta t$  [15]:

$$\begin{aligned} \text{предиктор } \frac{U^{n+1} - U^n}{\Delta t} &= F_{\text{упр}}(U^n); \\ \text{корректор } \frac{U^{n+1} - 0,5(U^{n+1} + U^n)}{0,5\Delta t} &= F_{\text{упр}}(U^{n+1}). \end{aligned}$$

При этом сначала нужно сделать «упругий» шаг без учета нелинейного вязкопластического свободного члена в уравнении для девиаторов напряжений.

Пространственная аппроксимация «упругой» части уравнений была осуществлена методом «конечных объемов» [16]. После расчета «упругого» шага необходимо учесть наличие нелинейного свободного члена в уравнениях для девиаторов (10). Прямая явная аппроксимация этого члена приводит к неустойчивости расчета при  $\eta\Delta t \leq 1$  (условно устойчивая схема).

С использованием неявной аппроксимации уравнений для девиаторов и температуры с учетом свободных членов [16]:

$$\begin{aligned} \frac{(S^{n+1} - S^n)}{\Delta t} &= 2\mu e^{n+1} - \eta \langle F^{n+1} \rangle S^{n+1}, \\ \frac{(T^{n+1} - T^n)}{\Delta t} &= \frac{S^{n+1} : e^{pn+1}}{(\rho^{n+1} C)}, \end{aligned}$$

Можно разрешить эту нелинейную алгебраическую разностную схему относительно искомых величин на верхнем  $(n+1)$ -м временном слое:

$$S^{n+1} = \frac{S_{\text{упр}}}{\frac{\sqrt{J_{\text{упр}}}}{\tau_s^{n+1}} - 1}; \quad (23)$$

$$1 + 2\eta \frac{1}{1 + \eta + \sqrt{(1 + \eta)^2 + 4\eta \left( \frac{J_{\text{упр}}}{\tau_s^{n+1}} \right)}};$$

$$T^{n+1} = T^n + \frac{\sqrt{J_{\text{упр}}} \left( \sqrt{J_{\text{упр}}} - \sqrt{J^{n+1}} \right)}{\rho^{n+1} C}; \quad (24)$$

$$\tau_s^{n+1} = \tau_s^n + \tau'_s \left( T^{n+1} - T^n \right). \quad (25)$$

Здесь  $\sqrt{J_{\text{упр}}} = \sqrt{0,5} s_{\text{упр}}$ ;  $J_{\text{упр}}$  и  $s_{\text{упр}}$  — значения девиатора напряжений и его второго инварианта после «упругого» шага расчета.

Таким образом, процедура решения вязкопластических уравнений сводится к корректировке (возможно, итерационной) значений «упругих» напряжений по формулам (23)–(25). Пошаговый расчет контактного взаимодействия оболочек основан на подходе, предложенном в [17].

При моделировании контактного взаимодействия после определения новых положений граничных поверхностей выполняется последовательный анализ всех возможных пар «граничный узел — граничный отрезок» на внутренних поверхностях заготовок. Для каждой такой пары проверяется соблюдение геометрического условия отсутствия взаимного проникновения материалов. В случае обнаружения нарушения данного условия возникает необходимость вычисления соответствующих контактных усилий, которые должны удовлетворять двум ключевым требованиям: во-первых, устранять факт проникновения, а во-вторых, соответствовать физическим условиям контактного взаимодействия между деформируемыми телами.

Процедура определения контактных сил основывается на итерационном алгоритме, который корректирует положения взаимодействующих поверхностей с учетом реологических свойств материалов и текущего напряженно-деформированного состояния. Особое внимание уделяется обеспечению устойчивости численного решения при наличии резких изменений контактных условий в процессе высокоскоростного деформирования. Реализация данного подхода позволяет адекватно описывать сложные нестационарные процессы контактного взаимодействия, характерные для динамического соударения металлических заготовок. При этом определение нормальных и касательных усилий, обеспечивающих выполнение требуемых условий,

проводится последовательно и, возможно, в итерационном режиме. Для этого составляем разностную алгебраическую систему относительно неизвестных нормальных усилий  $P_n$ :

$$r_0 + \Delta r_0 = r_1 + \Omega \Delta r_1, \quad (26)$$

где  $r_0$  — начальный радиус-вектор граничного узла (до перемещения);  $\Delta r_0$  — вектор начального положения «граничного» отрезка, равный  $U_0 = P_n n \Delta t C_0$ ;  $r_1$  — вектор «граничного» отрезка, равный  $r_1 - r_2$ ;  $\Omega \Delta r_1$  — перемещение точки контакта вдоль отрезка;  $r_1$  и  $r_2$  — предварительные положения концов «граничного» отрезка, равные соответственно  $\bar{U}_1 - P_n (1 - \Omega) n \Delta t C_1$  и  $\bar{U}_2 - P_n (1 - \Omega) n \Delta t C_2$ ;  $\Omega$  — коэффициент, задающий положение узла при достижении им отрезка ( $0 \leq \Omega \leq 1$ ), определяет точку контакта на отрезке;  $U_{0,1,2}$  — скорости «граничных» узла и концов отрезка;  $n$  — нормаль к «граничному» отрезку;  $C_1, C_2$  — характеристические коэффициенты материала.

В результате аналитического решения системы (26) было получено выражение для нормального контактного усилия, обеспечивающего выполнение условия непроникания:

$$P_n = \frac{[r_1 - (r_0 + \Delta r_0) - \Omega \Delta r_1] n}{[C_0 + C_1 + 2C_1 \Omega + (C_1 + C_2) \Omega^2] \Delta t (\Delta r_1 \times \Delta r_2) \cdot n},$$

$$\Omega = - \frac{[r_1 - (r_0 + \Delta r_0)] \cdot \Delta r_1}{\Delta r_1 \cdot \Delta r_2},$$

$$C_{0,1,2} = \frac{\Delta t}{\frac{\rho_{0,1,2}}{\Delta v_{0,1,2}}},$$

где знаменатель теперь корректно отражает векторное произведение  $\Delta r_1 \times \Delta r_2$  последующей проекцией на нормаль  $n$ .

Полученное выражение для  $P_n$  характерно тем, что заведомо дает нужный знак (–) контактного усилия при нарушении условия непроникания контактной пары (узел, отрезок). Аналогичный «компенсационный» подход применяем при определении касательных контактных усилий  $P_\tau$ . Сначала нужно определить  $P_\tau$  из условия проскальзывания:

$$U_{\tau 0} + P_\tau \Delta t C_0 = (U_{\tau 1} - P_\tau \Delta t C_1)(1 - \Omega) + \Omega (U_{\tau 2} - P_\tau \Delta t C_2), \quad (27)$$

и тогда можно записать

$$P_{\tau} = \frac{[r_1 - (r_0 + \Delta r_0) - \Omega \Delta r_1] n}{[C_0 + C_1 + 2C_1\Omega + (C_1 + C_2)\Omega^2] \Delta t (\Delta r_1 \Delta r_2)}.$$

Если при найденном значении не нарушено условие сцепления  $|P_{\tau}| \leq C_0 + q|P_n|$ , то расчет контактного взаимодействия можно заканчивать. Если это условие нарушено, то касательное усилие следует считать равным предельному  $|P_{\tau}| = C_0 + q|P_n|$ , и касательные скорости узла и концов отрезка можно определить с учетом этого дополнительного усилия. При этом используется третий закон Ньютона, чтобы изменить направление действия соответствующих усилий в левой и правой частях уравнений (26) и (27), где  $P_n$  и  $P_{\tau}$  входят с разными знаками.

Разработанный алгоритм решения задачи высокоскоростного соударения металлических пластин реализован в специализированном пакете прикладных программ, структура которого полностью соответствует представленной вычислительной методике. Алгоритм включает расчет контактного взаимодействия на основе уравнений для нормального  $P_n$  и касательного  $P_{\tau}$  усилий, учитывающих геометрию контакта и свойства материалов через коэффициенты  $C_0, C_1, C_2$ .

Практическая апробация методики была проведена для соединения титановых CP-Ti и медных Cu110 пластин, подтвердив возможность получения качественного сварного шва между разнородными металлами с ограниченной взаимной растворимостью. Наилучшие результаты были достигнуты при использовании латунных ФП, обеспечивающих оптимальный баланс между высокой электропроводностью и механической прочностью, что критически важно для многократного применения.

Для титановых заготовок рекомендованы ФП с увеличенной зоной концентрации магнитного поля, тогда как для медных достаточно компактных конструкций. Ключевыми параметрами ФП являются радиус кривизны, соответствующий профилю катушки, и толщина стенок, определяемая соотношением  $\delta_{ст} = \sqrt{\frac{\mu_0}{2\sigma\omega}}$ , где  $\mu_0$  — магнитная постоянная;  $\sigma$  — проводимость материала;  $\omega$  — частота импульса. Оптимизация этих параметров позволяет достичь стабильно высокого качества соединения при сварке различных металлических пар, что подтверждено численными и экспериментальными исследованиями.

Разработанные рекомендации и математическая модель обеспечивают эффективное проектирование технологических процессов МИС для промышленного применения.

**Заключение.** Проведенное исследование позволило получить следующие основные результаты. Трехмерное моделирование электромагнитных и структурных процессов показало высокую эффективность комбинированного использования метода конечных и граничных элементов в модуле ЭМ LS-DYNA, что обусловлено отсутствием необходимости создавать сетку для воздушных и изоляционных областей. Анализ выявил важность оптимизации геометрии соединения для предотвращения концентрации пластических деформаций, являющихся причиной образования трещин.

Численное исследование процесса электромагнитной сварки с использованием формирователя поля продемонстрировало его существенное влияние на характеристики электромагнитного поля. Результаты расчетов свидетельствуют о значительном усилении магнитной индукции и улучшении равномерности ее пространственного распределения при применении формирователя. Данный эффект объясняется способностью формирователя концентрировать и направлять магнитный поток в рабочей зоне, что подтверждается полученными численными решениями.

Разработанная конструкция индукционного инструмента включает катушку и сопряженный с ней формирователь поля, параметры которых определялись на основе комплексных численных расчетов. Установлено, что внутренний профиль формирователя в зоне действия электромагнитных сил является критическим параметром, определяющим как эффективность процесса, так и ресурс оборудования. Оптимизация конструкции привела к выбору однооборотного исполнения катушки с поперечным сечением 20×5 мм, демонстрирующего наилучшие эксплуатационные характеристики при заданных рабочих условиях.

При разработке формирователя поля особое внимание уделялось выбору оптимальной рабочей высоты. Численные исследования выявили обратную зависимость между уменьшением этого параметра и эксплуатационным ресурсом устройства. Определено, что высота, равная 4 мм, представляет собой компромиссное решение, гарантирующее как требуемую производительность, так и достаточный срок службы формирователя. Данное значение рекомендуется в качестве базового при конструировании подобных систем.

При использовании формирователя поля с оптимальной рабочей высотой 4 мм были достигнуты следующие ключевые показатели: максимальная индукция магнитного поля составила 45 Тл, плотность силы Лоренца достигла  $6,9 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>3</sup>, а величина эффективной

пластической деформации равнялась 0,49. Важным условием обеспечения долговечности инструмента является поддержание эквивалентных напряжений по Мизесу в материале формирователя на уровне, не превышающем предел текучести, что подтверждается результатами проведенных расчетов. Применение формирователя поля обеспечивает равномерное распределение магнитного потока в заданной рабочей зоне, что положительно влияет на эксплуатационный ресурс индукционной системы. Размещение заготовки внутри формирователя способствует повышению эффективности использования энергии, что подтверждается результатами численного моделирования. Разработанная трехмерная конечно-элементная модель, учитывающая параметры катушки, формирователя и характеристик RLC-цепи, позволяет достоверно прогнозировать параметры свариваемости. Дополнительно модель дает возможность оптимизировать частотные характеристики тока за счет модификации конструкции индуктора и регулирования технологических параметров, включая величину напряжения и емкости накопителя, для конкретных условий технологического процесса.

#### ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ахмед Солиман М.Э., Курлаев Н.В., Шайдуров С.В. Совершенствование технологии электромагнитного обжима патрубка с жалюзи системы воздухообмена летательных аппаратов путем численного моделирование. *Вестник Московского авиационного института*, 2024, т. 31, № 3, с. 96–105.
- [2] Bahmani M.A., Niayesh K., Karimi A. 3D Simulation of magnetic field distribution in electromagnetic forming systems with field-shaper. *J. Mater. Process Technol.*, 2009, vol. 209, pp. 2295–2301.
- [3] Oliveira D.A., Warwick M.J. Electromagnetic forming of aluminum alloy sheet. *J. Phys.*, 2003, vol. 110, pp. 293–298.
- [4] Nassiri A., Campbell C., Chini G., Kinsey B. Analytical model and experimental validation of single turn, axi-symmetric coil for electromagnetic forming and welding. *Procedia Manuf.*, 2015, vol. 1, pp. 814–27.
- [5] Ashish K. Rajak, Sachin D. Kore. Application of electromagnetic forming in terminal crimping using different types of field shapers. *JMST*, 2018, vol. 32 (9), pp. 4291–4297.
- [6] Ахмед Солиман М.Э. *Исследование деформирования листовых алюминиевых сплавов при формообразовании деталей летательных аппаратов давлением импульсного магнитного поля: Дис. ... канд. техн. наук: 01.02.06.* Новосибирск, 2022, 239 с.
- [7] Ахмед Солиман М.Э. Численное исследование высокоскоростной сварки угловым ударом методом гидродинамики сглаженных частиц. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2024, вып. 12, с. 1–17. EDN EGHEYD
- [8] Walsh J.M. Limiting conditions for jet formation in high velocity collisions. *J. Appl. Sci.*, 1953, vol. 24 (3), p. 349.
- [9] Bahrani A., Black T., Crossland B. The mechanics of wave formation in explosive welding. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 1967, vol. 296 (1445), p. 123.

- [10] Дудин А.А. *Магнитно-импульсная сварка металлов*. Москва, Металлургия, 1979.
- [11] Дерibas А.А. *Физика упрочнения и сварки взрывом*. Новосибирск, Наука, 1972, 188 с.
- [12] Захаренко И.Д. *Сварка металлов взрывом*. Минск, Наука и техника, 1990, 205 с.
- [13] Коларов Д.И. [и др.]. *Механика пластических сред*. Москва, Мир, 1979, 302 с.
- [14] Крупин А.В. [и др.]. *Деформация металлов взрывом*. Москва, Металлургия, 1975, 416 с.
- [15] Никитин И.С. Динамика слоистых и блочных сред с проскальзыванием и трением. *Препринт ИПМ АН СССР*, 1989, 52 с.
- [16] Пейре Р., Тейлор Т. *Вычислительные методы в задачах механики жидкости*. Ленинград, Гидрометеиздат, 1986, 352 с.
- [17] Бураго Н.Г., Кукуджанов В.Н. Решение упругопластических задач методом конечных элементов. Пакет прикладных программ «Астра». *Препринт ИПМ АН СССР*, 1983, 194 с.
- [18] Gulbin V.N., Chudnovsky A.O., Vertman A.A. High-speed plastic deformation in bimetal Explosion welding. *Journal de Physique IV. 3<sup>rd</sup> International Conference on Mechanical and Physical Behavior of Materials under Dynamic Loading. October 14–18. Starsbourg, France, 1991.*
- [19] Гульбин В.Н., Никитин И.С. Методика расчета параметров режима сварки взрывом разнородных металлов. *Сварочное производство*, 1995, № 1, с. 18–25.

Статья поступила в редакцию 19.05.2025

Ссылку на эту статью просим оформлять следующим образом:

Ахмед Солиман М.Э., Анисимов А.Г. Численное исследование напряженно-деформированного состояния для проектирования формирователя поля для магнитно-импульсной сварки листовых деталей. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2025, вып. 8. EDN YCUIIO

**Ахмед Солиман Мохамед Шериф Эль Сайед** — канд. техн. наук, научный сотрудник лаборатории синтеза композиционных материалов института гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН; автор более 35 научных работ в области магнитно-импульсной штамповки и сварки. e-mail: ahmedsoliman@hydro.nsc.ru

**Анисимов Александр Георгиевич** — канд. физ.-мат. наук, старший научный сотрудник лаборатории синтеза композиционных материалов института гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН; автор более 101 научных работ в области магнитно-импульсной сварки, сварки взрывом, механики жидкости, газа и плазмы. e-mail: anis@hydro.nsc.ru

## Numerical study of the stress-strain state in designing a field shaper for magnetic-pulse welding of the sheet metal parts

© Ahmed Soliman M.E., A.G. Anisimov

Lavrentyev Institute of Hydrodynamics of the Siberian Branch of the Russian Academy  
of Sciences, Novosibirsk, 630090, Russian Federation

*Objective of this research lies in design and development of an improved field shaper for magnetic-pulse welding of the thin sheet metal blanks. The paper uses the finite element method for a comprehensive analysis of the electromagnetic and mechanical processes interaction. Results of the study show that the shaper optimized design ensures the maximum magnetic field induction of 45 T and the peak Lorentz force of  $6.9 \cdot 10^5$  N/mm<sup>3</sup>. They indicate that at the plate impact velocity of up to 600 m/s and the oblique impact angle of 20°, high-quality welded joints with the contact length of 10 mm are formed. The paper pays particular attention to the induction mechanism of the secondary currents appearing when the primary current flows through the coil and creating a concentrated electromagnetic field that affects the CP-Ti titanium and Cu110 copper blanks in welding. Based on the research conducted, practical recommendations are presented for selecting the optimal geometric characteristics and materials in manufacture of the field shapers. The paper indicates that brass shapers used in the magnetic pulse welding demonstrate the best combination of electrical conductivity and mechanical strength indicators, which ensures efficient operation of the entire system. When working with the titanium blanks, it is recommended to use shapers with the increased working area providing a more intense effect. At the same time, shapers of a compact design are sufficient in machining the copper blanks. The main design parameters include the curvature radius matched to the coil configuration and the calculated wall thickness, which should simultaneously ensure mechanical strength of the structure and efficient redistribution of the electromagnetic field. The proposed solutions ensure stable quality of joining the dissimilar metals, and contribute to development of the magnetic-pulse welding technology. The results obtained are of high practical importance in the electrical and mechanical engineering industries, facilitate an increase in reliability and reproducibility of the critical structures welding, and make a significant contribution to development of the magnetic-pulse welding technology.*

**Keywords:** Lorentz force, magnetic-pulse welding (MPW), finite element analysis, stress-strain state, single-turn coil, field shaper (FS), skin effect

### REFERENCES

- [1] Akhmed Soliman M.E., Kurlaev N.V., Shaydurov S.V. Sovershenstvovanie tekhnologii elektromagnitnogo obzhima patrubka s zhalyuzi sistemy vozdukhobmena letatelnykh apparatov putem chislennogo modelirovaniya [Improving the technology of electromagnetic compression of branch tube with blinds of the air exchange system of aircraft by numerical simulation]. *Vestnik Moskovskogo aviatsionnogo instituta — Aerospace MAI Journal*, 2024, vol. 31, no. 3, pp. 96–105.
- [2] Bahmani M.A., Niayesh K., Karimi A. 3D Simulation of magnetic field distribution in electromagnetic forming systems with field-shaper. *J. Mater. Process Technol.*, 2009, vol. 209, pp. 2295–2301.

- [3] Oliveira D.A., Warwick M.J. Electromagnetic forming of aluminum alloy sheet. *J. Phys.*, 2003, vol. 110, pp. 293–298.
- [4] Nassiri A., Campbell C., Chini G., Kinsey B. Analytical model and experimental validation of single turn, axi-symmetric coil for electromagnetic forming and welding. *Procedia Manuf.*, 2015, vol. 1, pp. 814–27.
- [5] Ashish K. Rajak, Sachin D. Kore. Application of electromagnetic forming in terminal crimping using different types of field shapers. *JMST*, 2018, vol. 32(9), pp. 4291–4297.
- [6] Ahmed Soliman M.E. *Issledovanie deformirovaniya listovykh alyuminiyevykh splavov pri formoobrazovanii detaley letatelnykh apparatov davleniem impulsnogo magnitnogo polya: Dis. ... kand. tekh. nauk: 01.02.06* [Study of deformation of sheet aluminum alloys during forming of aircraft parts by the pulsed magnetic field pressure: Diss. ... Cand. Sc. (Eng.): 01.02.06]. Novosibirsk, 2022, 239 p.
- [7] Ahmed Soliman M.E. Chislennoe issledovanie vysokoskorostnoy svarki uglovym udarom metodom gidrodinamiki sglazhennykh chastits [Numerical study of high-speed angular impact welding by smoothed particle hydrodynamics method]. *Inzhenerny zhurnal: nauka i innovatsii — Engineering Journal: Science and Innovation*, 2024, iss. 12, pp. 1–17. EDN EGHEYD
- [8] Walsh J.M. Limiting conditions for jet formation in high velocity collisions. *J. Appl. Sci.*, 1953, vol. 24 (3), p. 349.
- [9] Bahrani A., Black T., Crossland B. The mechanics of wave formation in explosive welding. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 1967, vol. 296 (1445), p. 123.
- [10] Dudin A.A. *Magnitno-impulsnaya svarka metallov* [Magnetic-pulse welding of metals]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1979.
- [11] Deribas A.A. *Fizika uprochneniya i svarki vzryvom* [Physics of the explosion hardening and welding]. Novosibirsk, Nauka Publ, 1972, 188 p.
- [12] Zakharchenko I.D. *Svarka metallov vzryvom* [Explosion welding of metals]. Minsk, Nauka i Tekhnika Publ., 1990, 205 p.
- [13] Kolarov D.I. et al. *Mekhanika plasticheskikh sred* [Mechanics of plastic media]. Moscow, Mir Publ., 1979, 302 p.
- [14] Krupin A.V. et al. *Deformatsiya metallov vzryvom* [Explosive deformation of metals]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1975, 416 p.
- [15] Nikitin I.S. Dinamika sloistykh i blochnykh sred s proskalyzivaniem i treniem [Dynamics of layered and block media with slipping and friction]. *Preprint IPM AN SSSR*, 1989, 52 p.
- [16] Peyret R., Taylor T. *Computational methods for fluid flow*. Springer-Verlag, New York, 1985 [In Russ.: Peyre R., Teylor T. Vychislitelnye metody v zadachakh mekhaniki zhidkosti. Leningrad, Gidrometeoizdat Publ., 1986, 352 p.].
- [17] Burago N.G., Kukudzhyanov V.N. Reshenie uprugoplasticheskikh zadach metodom konechnykh elementov. Paket prikladnykh programm “Astra” [Solution of elastic-plastic problems by the finite element method. Package of the applied programs “Astra”]. *Preprint IPM AN SSSR*, 1983, 194 p.
- [18] High-speed plastic deformation in bimetal Explosion welding / V.N.Gulbin, A.O. Chudnovsky and A.A.Vertman. *Journal de Physique IY. 3<sup>rd</sup> International Conference on Mechanical and Physical Behavior of Materials under Dynamic Loading. October 14–18*. Starsbourg, France, 1991.
- [19] Gulbin V.N., Nikitin I.S. Metodologiya rascheta parametrov rezhima svarki vzryvom raznorodnykh metallov [Methodology for computing parameters of explosion welding of the dissimilar metals]. *Svarochnoe proizvodstvo — Welding Production*, 1995, no. 1, pp. 18–25.

**Ahmed Soliman Mohamed Sherif El Sayed**, Cand. Sc. (Eng.), Researcher, Laboratory of Composite Materials Synthesis, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics of the Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences; author of more than 35 scientific papers in the magnetic-pulse stamping and welding. e-mail: [ahmedsoliman@hydro.nsc.ru](mailto:ahmedsoliman@hydro.nsc.ru)

**Anisimov A.G.**, Cand. Sc. (Phys.-Math.), Senior Researcher, Laboratory of Composite Materials Synthesis, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics of the Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences; author of more than 101 scientific papers in the magnetic-pulse welding, explosion welding, fluid, gas and plasma mechanics. e-mail: [anis@hydro.nsc.ru](mailto:anis@hydro.nsc.ru)